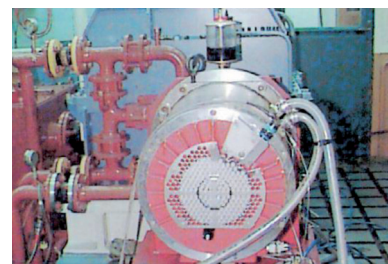


Caracterización de motores de inducción para tracción ferroviaria a partir del circuito equivalente, incluyendo todas las pérdidas del motor

CHARACTERIZATION OF INDUCTION MOTORS FOR RAILWAY TRACTION FROM THE EQUIVALENT CIRCUIT, INCLUDING ALL MOTOR LOSSES

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/7179> | Recibido: 05/06/2014 • Aceptado: 23/10/2014



Marcel Torrent-Burgués¹, José Ignacio Perat-Benalvides¹, Balduí Blanqué-Molina¹, Santiago Soriano-Almodovar²

¹ UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA. Dpto. de Ingeniería Eléctrica. Avda. Víctor Balaguer, s/n – 08800 Vilanova i la Geltrú (Barcelona). Tfno: +34 93 8967721.

² FGC. Ferrocarrils de la Generalitat de Catalunya. Cardenal Sentmenat, 4 – 08017 Barcelona.

ABSTRACT

• In this paper is intended to study a three phase induction motor for railway applications. The steady state equivalent circuit is used to include and quantify all motor losses in the power balance.

The use of the proposed equivalent circuit, which allows a reliable assessment of the loss distribution and performance of this motor at different operating points, so comes as a particularly interesting tool to evaluate efficiency improvements, either in the motor design or in the materials selection.

Currently motor performance evaluation in railway applications is especially interesting, where the energy consumption has a significant economic and environmental impact.

• **Key Words:** induction motor, equivalent circuit, losses, efficiency, traction

RESUMEN

En el presente artículo se pretende estudiar un motor de inducción trifásico para aplicaciones ferroviarias mediante el circuito equivalente en régimen permanente, proponiéndose el uso de un circuito equivalente que permite incluir y cuantificar todas las pérdidas existentes en el motor.

Se justifica la utilización del circuito equivalente propuesto, el cual permite evaluar de forma fiable la distribución de pérdidas y el rendimiento de este tipo de motor en diferentes puntos de trabajo, por lo que se presenta como una herramienta especialmente interesante para evaluar posibles medidas de mejora del rendimiento, sea en el diseño del motor o en la selección de materiales.

En la actualidad evaluar el rendimiento del motor en aplicaciones ferroviarias es de especial interés, donde el consumo energético tiene un destacado impacto económico y medioambiental.

Palabras Clave: motor de inducción, circuito equivalente, pérdidas, rendimiento, tracción.

1. INTRODUCCIÓN

La evolución tecnológica de los motores de tracción ha sido muy importante en las últimas décadas y siempre ha estado ligada a los avances de la electrónica de potencia, desarrollo de nuevos algoritmos de control, alta velocidad de los controladores digitales de señal y mejora de las características de los materiales magnéticos. Así los tipos de motores eléctricos que se pueden tener en consideración son cuatro: hasta los años 1980 el motor más utilizado era de corriente continua dadas sus ventajas en la regulación y control; posteriormente y hasta la actualidad el motor más utilizado es el asíncrono, aunque también se utiliza el motor síncrono de imanes permanentes en ciertas aplicaciones, como en algunos modelos de tren de alta velocidad tanto en España (AVE) como en Francia (AGV).

En el futuro próximo, la tendencia continúa siendo la utilización del motor asíncrono y se empieza a considerar el uso del motor de reluctancia. Actualmente, el motor de inducción, el motor *brushless*, el motor síncrono con imanes y el motor de reluctancia autoconmutado cumplen con las especificaciones necesarias de par-velocidad que exigen las aplicaciones

de tracción eléctrica, proporcionando un par elevado a bajas velocidades y una amplia zona de funcionamiento a potencia constante para velocidades elevadas, obteniéndose actualmente los mejores ratios de par/volumen y los mejores rendimientos con los motores que utilizan imanes permanentes [1]. Indudablemente el grado de aceptación en el mercado de cada tipo de motor está estrechamente relacionado con la disponibilidad y el coste del convertidor de potencia asociado [2].

Una de las características que hacen más atractivo el motor asíncrono con rotor de jaula de ardilla en aplicaciones ferroviarias es la simplicidad y robustez del mismo. Aparte de los rodamientos no tiene partes que estén sometidas a desgaste. Solamente el bobinado del estator es el que debe estar completamente aislado, lo que minimiza los problemas de humedad o de suciedad. Además es el único bobinado del motor que está alimentado con tensión. No hay colector de delgas ni escobillas, el rotor no está alimentado, por lo que es más sencillo constructivamente y necesita menor mantenimiento si lo comparamos con el motor de corriente continua. La velocidad de giro del motor es proporcional a la frecuencia del convertidor que lo alimenta por lo que éste puede alcanzar una alta velocidad. Podemos añadir que el circuito de potencia constituido por interruptores de estado sólido (IGBT's o GTO's) permite el funcionamiento como motor o freno sin necesidad de utilizar contactores. Respecto al patinaje de rueda, su característica de par motor ayuda al sistema de regulación a realizar las correcciones oportunas con más facilidad y de forma más rápida. Todo ello hace que actualmente el motor de inducción sea el más interesante y utilizado en los equipos de tracción ferroviaria.

Debido a la elevada potencia de estos motores, pequeñas mejoras en su rendimiento permiten obtener importantes ahorros energéticos. Para poder valorar el alcance de estos ahorros energéticos, así como el impacto ambiental del motor durante su ciclo de vida, resulta de especial interés utilizar un circuito equivalente que incluya todas las pérdidas del motor, por lo que será necesario modificar el circuito equivalente clásico (Figura 1), donde [3] [4]:

- R_1 = resistencia del estator
- R'_2 = resistencia del rotor referida al estator
- X_{d1} = reactancia del estator
- X'_{d2} = reactancia del rotor referida al estator
- X_μ = reactancia magnetizante
- R_{fe} = resistencia de pérdidas en el hierro
- s = deslizamiento

En este circuito equivalente no están incluidas las pérdidas mecánicas ni las pérdidas adicionales en carga. En ocasiones, estas pérdidas se incluyen en el balance energético final, una vez analizado el circuito equivalente clásico. Estimamos más

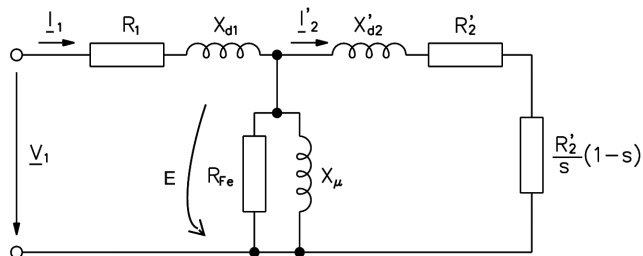


Fig. 1: Circuito equivalente clásico del motor de inducción

conveniente modificar el circuito para incluir todas las pérdidas, por su influencia en la corriente absorbida y, en consecuencia, en las caídas de tensión existentes en el motor, por lo que se propone utilizar el circuito equivalente propuesto por Torrent [5], ver Figura 2, donde:

- R_{freg} = resistencia de pérdidas mecánicas
- R_{ad} = resistencia de pérdidas adicionales en carga
- R_{load} = resistencia de carga

La inclusión de la resistencia de carga R_{load} en el circuito equivalente propuesto permite caracterizar la potencia útil proporcionada por el motor a partir de sus datos nominales, tal como se especificará en el apartado 2.2.5. Para puntos de funcionamiento diferentes del nominal, el cálculo del deslizamiento (s) en función de la velocidad del rotor y de la velocidad síncrona (a partir de la frecuencia de alimentación del motor) permite calcular la potencia útil en las diferentes condiciones de trabajo que se quieran simular mediante el consumo en el término $(R_{load}/s) \cdot (1-s)$.

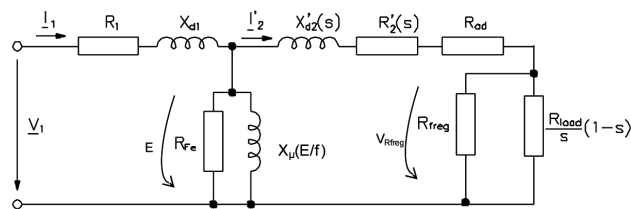


Fig. 2: Circuito equivalente propuesto

En esta aplicación el motor está alimentado a partir de convertidor electrónico de alimentación, por lo que estará alimentado a frecuencia variable y, por tanto, funcionará a diferentes velocidades, por lo que este circuito equivalente de régimen permanente será válido únicamente para estudiar el balance energético una vez alcanzada de forma estable la velocidad de trabajo, sin entrar en los procesos de régimen dinámico.

Debido a que resulta necesario analizar diferentes puntos de trabajo a frecuencia y a velocidad diferentes, la resistencia de pérdidas mecánicas dependerá de la velocidad, y la resistencia de pérdidas en el hierro dependerá de la frecuencia y del flujo magnético simultáneamente. Además, los parámetros de resistencia y de reactancia de dispersión del rotor se han considerado variables con el deslizamiento [6], consideración que permite un mejor ajuste de los parámetros del rotor trabajando a frecuencia variable. También la inductancia magnetizante se ha considerado dependiente del flujo magnético, valorándose así el fenómeno de saturación y su influencia sobre el valor de dicha inductancia.

En el presente artículo se aplica el conocimiento expuesto por Torrent en [5], seleccionando las mejoras allí propuestas que mejor se adapten a la aplicación de tracción ferroviaria del motor objeto del estudio. Se pone de manifiesto la aplicabilidad de las mejoras propuestas como consecuencia de una buena colaboración entre la modelización teórica del motor estudiado y el conocimiento real del comportamiento del motor en pruebas reales de laboratorio, a partir de ensayos aportados por Ferrocarrils de la Generalitat de Catalunya (FGC).

2. MATERIAL Y MÉTODOS

2.1. DATOS DEL MOTOR OBJETO DEL ESTUDIO

El motor de inducción de tracción ferroviaria utilizado para el estudio es el motor modelo 4 HGA 1433 de Alstom, instalado en los ferrocarriles de TRAM Barcelona. Es un motor trifásico de jaula de ardilla (jaula simple con rotor de cobre), de 4 polos, conexión en estrella y de potencia nominal 120 kW, Figura 3. Es un motor refrigerado por agua, sistema que permite disponer de un motor de tamaño más reducido en relación a la potencia suministrada. En la Tabla 1 pueden verse los parámetros nominales de este motor (para régimen continuo y onda sinusoidal).

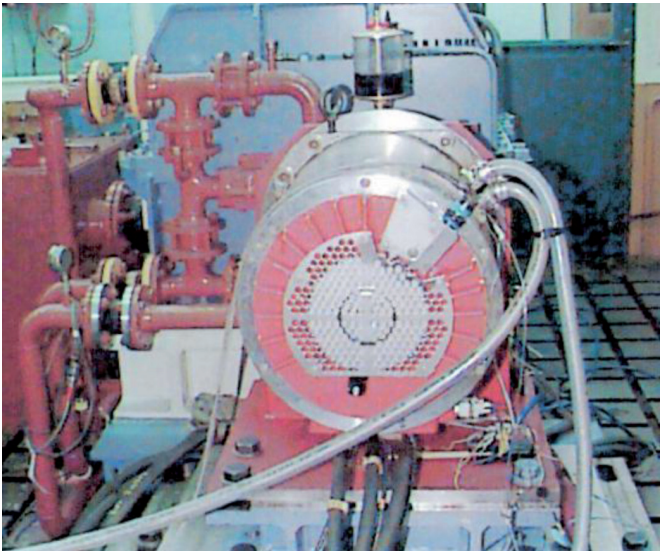


Fig. 3: Fotografía del motor 4 HGA 1433 en el banco de ensayos (gentileza de Alstom y TRAM Barcelona)

Tensión de línea	500 V
Frecuencia	88 Hz
Corriente de fase	168 A
Velocidad	2600 rpm

Tabla 1: Parámetros nominales del motor 4 HGA 1433

Los parámetros del circuito equivalente clásico proporcionados por el fabricante se indican en la Tabla 2. Las resistencias del estator y del rotor están referidas a temperatura ambiente. El valor de la resistencia de pérdidas en el hierro no ha sido determinado inicialmente.

Resistencia del estator (R_1)	0,0248 Ω
Resistencia del rotor referida al estator (R'_2)	0,0173 Ω
Inductancia de dispersión del estator ($L_{\sigma 1}$)	0,4563 mH
Inductancia de dispersión del rotor referida al estator ($L'_{\sigma 2}$)	0,3042 mH
Inductancia magnetizante, en condiciones nominales (L_μ)	8,5 mH
Resistencia de pérdidas en el hierro (R_{fe})	no disponible

Tabla 2: Parámetros del circuito equivalente del motor 4 HGA 1433

2.2. OBTENCIÓN DE LOS PARÁMETROS ADICIONALES DEL CIRCUITO EQUIVALENTE MEJORADO

La obtención de los diferentes parámetros adicionales que se utilizan en el circuito equivalente mejorado, así como de la resistencia de pérdidas en el hierro función de la frecuencia y del flujo, se han obtenido tal como sigue a continuación.

2.2.1. INDUCTANCIA MAGNETIZANTE: $L_\mu = f(E/f)$

Se introduce la variación de la inductancia magnetizante respecto de la relación entre la fuerza electromotriz (E) y la frecuencia (f), que indirectamente es función del flujo, relación que permite establecer el valor de la inductancia magnetizante según el punto de saturación del material ferromagnético para los diferentes puntos de funcionamiento del motor, Figura 4. Estos datos han sido proporcionados por el fabricante del motor.

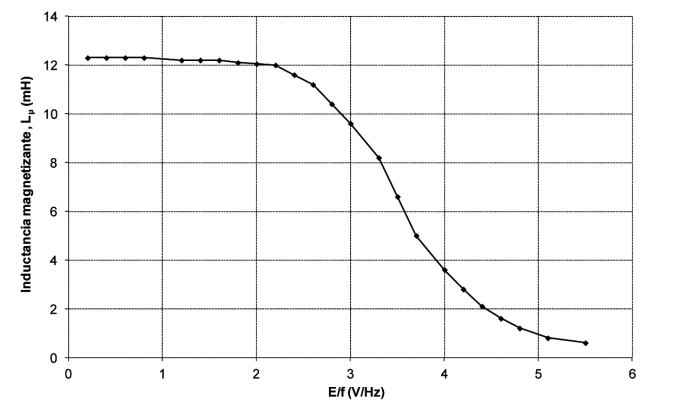


Fig. 4: Evolución de la inductancia magnetizante respecto a la relación E/f

2.2.2. RESISTENCIA DE PÉRDIDAS EN EL HIERRO:

$R_{fe} = f(E/f, f)$

Consideraremos las pérdidas en el hierro función de la inducción y de la frecuencia, calculándose en el circuito equivalente a partir de la Ecuación (1):

$$P_{fe} = \frac{E^2}{R_{fe}} \tag{1}$$

Para poder separar en vacío (subíndice 0) las pérdidas en el hierro (P_{fe0}) de las pérdidas mecánicas (P_{freg0}), debería realizarse el ensayo de vacío a diferentes tensiones de alimentación, ensayo no realizado por el fabricante. Además, para valorar la influencia de la frecuencia sobre las pérdidas en el hierro sería conveniente disponer también del ensayo de vacío a diferentes frecuencias.

En nuestro caso, el fabricante nos ha proporcionado datos únicamente del ensayo de vacío en un punto: tensión aplicada (V_0), corriente (I_{10}), frecuencia, velocidad y potencia absorbida ($P_{0\text{ absorbida}}$). En este punto de vacío, se pueden determinar las pérdidas constantes:

$$P_{0\text{ constantes}} = P_{0\text{ absorbida}} - 3R_1 I_{10}^2 = P_{fe0} + P_{freg0} \tag{2}$$

Aunque lo recomendable sería disponer del ensayo del motor a diferentes tensiones y frecuencias, en nuestro caso, para separar las pérdidas en el hierro de las pérdidas mecánicas hemos utilizado una distribución de pérdidas standard propuesta a partir del estudio realizado por M. Doppelbauer [7], distribución mostrada en la Figura 5 correspondiente a motores de inducción de 4 polos.

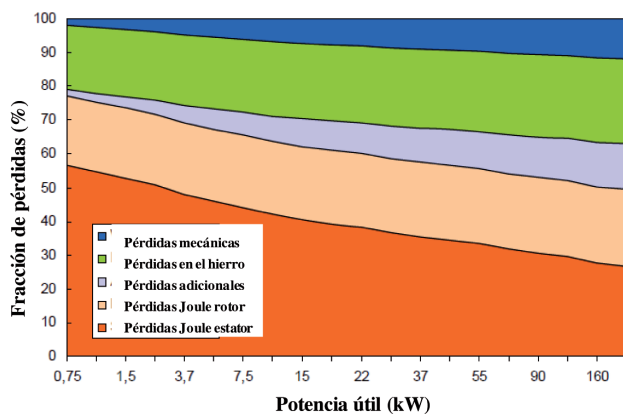


Fig. 5: Separación de pérdidas en motores de inducción trifásicos de 4 polos [7]

A partir de las consideraciones anteriores, en cada punto de trabajo (subíndice x) la resistencia de pérdidas en el hierro ($R_{fe\ x}$) se puede relacionar con el cuadrado de la tensión de la rama de vacío en dicho punto (E_x) respecto de la tensión en el ensayo de vacío disponible (E_0), ecuación (3), así como en función de las relaciones $(E/f)_x$ y f_x respecto de los valores de vacío $(E/f)_0$ y f_0 mediante relaciones exponenciales. La relación de flujos (E/f) puede ponerse elevada a un coeficiente (z), que se estima aconsejable utilizar valores entre 1,7 y 2, mientras que la relación de frecuencias puede ponerse elevada a un coeficiente (y), donde se estima aconsejable utilizar valores entre 0,8 y 1.

$$R_{fe\ x} = R_{fe\ 0} \left(\frac{E_x}{E_0} \right)^2 \frac{1}{e^{[(E/f)_x / (E/f)_0]^z - 1} \cdot e^{[f_x / f_0]^y - 1}} \quad (3)$$

La ecuación (3) se basa en estudios realizados en diferentes motores [8] donde ha sido posible realizar ensayos a tensión y a frecuencia variables, ajustándose satisfactoriamente a la evolución de las pérdidas en el hierro obtenidas y contrastadas en diferentes puntos de funcionamiento ensayados.

En base al estudio de las pérdidas en el hierro efectuado, y utilizando como punto de partida las ecuaciones de Steinmetz [9], el cálculo de los coeficientes se ha realizado a partir de los materiales ferromagnéticos utilizados según los datos proporcionados por el fabricante de la chapa ferromagnética [10] y a la experiencia de los autores en la evaluación de las pérdidas en el hierro en diferentes máquinas eléctricas [11] [12], seleccionándose un valor de 1,8 para el coeficiente (z) y un valor de 0,85 para el coeficiente (y). Estos valores se han seleccionado a partir de un análisis de sensibilidad, presentándose en el apartado 4 de discusión de resultados la evolución de pérdidas

en el hierro obtenidas con los valores seleccionados, así como los márgenes de variación de dichas pérdidas en el hierro a partir del análisis de sensibilidad efectuado.

2.2.3. RESISTENCIA DE PÉRDIDAS MECÁNICAS:

$$R_{freg} = f(n)$$

Las pérdidas mecánicas se calculan como el consumo de potencia en la resistencia de pérdidas R_{freg} , situada en paralelo con la resistencia de carga. La ubicación de esta resistencia en paralelo con la resistencia de carga nos permite plantear, en el balance de potencias del motor, que el conjunto de las pérdidas mecánicas más la potencia útil se obtenga a partir de restar a la potencia absorbida las pérdidas en estator y rotor del motor [5]. Consideraremos las pérdidas mecánicas (rozamientos, cojinetes y ventilación) proporcionales a la velocidad, y que en el circuito equivalente se evalúan a partir de la ecuación (4), donde V_{Rfreg} es la tensión en la rama de carga (Figura 2):

$$P_{freg} = \frac{V_{Rfreg}^2}{R_{freg}} \quad (4)$$

A partir de la separación de pérdidas efectuada según la ecuación (2), para cada punto de trabajo la resistencia de pérdidas mecánicas ($R_{freg\ x}$) se calcula en función de la tensión en la rama de carga en dicho punto ($V_{Rfreg\ x}$) respecto del ensayo de vacío disponible ($V_{Rfreg\ 0}$), ecuación (5). La relación de velocidades puede ponerse elevada a un coeficiente (t), que se estima aconsejable utilizar valores entre 1 y 1,1.

$$R_{freg\ x} = R_{freg\ 0} \left(\frac{V_{Rfreg\ x}}{V_{Rfreg\ 0}} \right)^2 \left(\frac{n_0}{n_x} \right)^t \quad (5)$$

2.2.4. RESISTENCIA DE PÉRDIDAS ADICIONALES EN CARGA: R_{ad}

La introducción de este término permite evaluar las pérdidas adicionales en carga, pérdidas de naturaleza muy compleja que dependen de muchos factores de diseño y de fabricación del motor. Algunos de los elementos que influyen en estas pérdidas son: el diseño del devanado, la relación entre la magnitud del entrehierro y la abertura de las ranuras; la relación entre el número de las ranuras del estator y del rotor, la inducción en el entrehierro, el tipo de contacto superficial entre las barras y las laminaciones del rotor, etc. Se considera que dependen directamente del índice de carga del motor, variando aproximadamente de forma lineal con el cuadrado del par, por lo que se considera más apropiado la ubicación de la resistencia R_{ad} en el rotor, a partir del trabajo comparativo realizado en [5] entre la posibilidad de colocarse en el estator o en el rotor. De compleja determinación, se evalúan a partir de ensayos en carga. En nuestro caso, se propone determinar las pérdidas adicionales en carga en condiciones nominales ($P_{ad\ n}$) aplicando el porcentaje respecto la potencia absorbida nominal que, según la potencia nominal del motor, propone la norma IEC60034-2-1 [13]. Aunque los motores para vehículos de tracción quedan excluidos de la aplicación de esta

norma, estimamos conveniente utilizar la aproximación que en ella se propone para la distribución de pérdidas adicionales en carga. Para determinar la resistencia de pérdidas adicionales en carga (R_{ad}) se parte de los valores nominales de la placa de características. Se calcula, de forma aproximada, la corriente del rotor referida al estator nominal (I'_{2n}) a partir de la corriente absorbida nominal (I_{1n}) y de la corriente del ensayo de vacío (I_{10}) corregida a la tensión y frecuencia nominales (I_{10n}), según las ecuaciones 6 y 7, para finalmente calcular R_{ad} según la Ecuación 8.

$$I'_{2n} = \sqrt{I_{1n}^2 - I_{10n}^2} \quad (6)$$

$$I_{10n} = I_{10} \frac{(V_n / f_n)}{(V_0 / f_0)} \quad (7)$$

$$R_{ad} = \frac{P_{adn}}{3 I_{2n}'^2} \quad (8)$$

2.2.5. RESISTENCIA DE CARGA: R_{load}

Se calcula la resistencia de carga (R_{load}) según la ecuación (9), a partir de la potencia útil nominal (P_{utiln}) y de la velocidad nominal, que permite calcular el deslizamiento nominal (s_n), obteniéndose la corriente por R_{load} (I'_{2loadn}) restando a la corriente del rotor (I'_{2n}) la corriente de pérdidas mecánicas (I_{Rfreg}), tal como se indica en la ecuación (10).

$$R_{load} = \frac{P_{utiln} s_n}{3 I_{2loadn}'^2 (1 - s_n)} \quad (9)$$

$$I'_{2loadn} = I'_{2n} - I_{Rfreg} \quad (10)$$

2.2.6. PARÁMETROS DEL ROTOR FUNCIÓN DEL DESLIZAMIENTO: $R'_2 = f(s)$ y $X'_{d2} = f(s)$

En el circuito equivalente clásico se consideran los parámetros del rotor constantes cuando, en realidad, R'_2 y X'_{d2} son sensibles a los cambios de frecuencia del rotor, debido principalmente al efecto pelicular y a la circulación de flujos de dispersión a través de las ranuras, especialmente en casos donde la barra del rotor tiene una gran sección transversal [6] [14]. La variación de la resistencia y de la reactancia de dispersión del rotor con el deslizamiento se usa especialmente cuando el motor trabaja a frecuencia variable. Se pueden utilizar las ecuaciones (11) y (12) propuestas por J.J. Cathey en [6], donde R'_2 y X'_{d2} son los valores obtenidos a partir del ensayo de cortocircuito proporcionados por el fabricante.

$$R'_2(s) = \left[k_1 + k_2 \sqrt{\frac{s}{s_{Mmax}}} \right] R'_2 \quad (11)$$

$$X'_{d2}(s) = \left[k_3 + k_4 \sqrt{\frac{s_{Mmax}}{s}} \right] X'_{d2} \quad (12)$$

El valor del deslizamiento de par máximo (s_{Mmax}) se obtiene a partir de la ecuación (13), con R_{TH} y X_{TH} resistencia y reactancia del thévenin equivalente visto desde el rotor, respectivamente. Para los valores de k_1 y k_2 se recomienda en [4] [6] un valor cercano a 0,5, y para k_3 y k_4 valores cercanos a 0,4 y 0,6 respectivamente.

$$s_{Mmax} = \frac{R'_2}{\sqrt{R_{TH}^2 + (X_{TH} + X'_{d2})^2}} \quad (13)$$

Los valores de los parámetros adicionales a utilizar en la propuesta de circuito equivalente mejorado, para el motor estudiado, se presentan en la Tabla 3 y en la Figura 6.

Resistencia de pérdidas en el hierro, ensayo de vacío (R_{fe0})	56,56 Ω
Resistencia de pérdidas mecánicas, ensayo de vacío (R_{freg0})	126,46 Ω
Resistencia de pérdidas adicionales en carga (R_{ad})	0,01821 Ω
Resistencia de carga (R_{load})	0,02643 Ω

Tabla 3: Parámetros adicionales del circuito equivalente mejorado

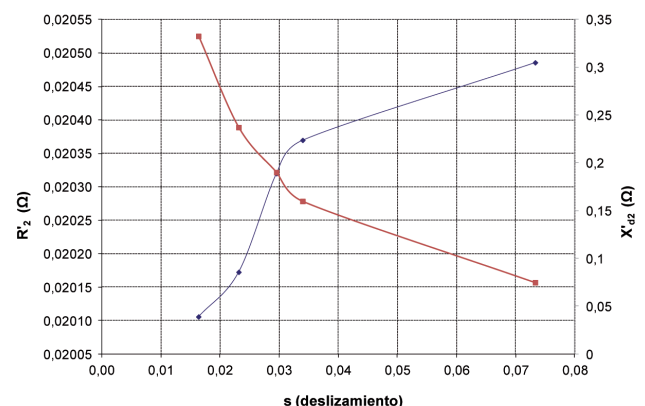


Fig. 6: Evolución de los parámetros del rotor con el deslizamiento en los puntos de trabajo analizados; azul $R'_2 = f(s)$ y rojo $X'_{d2} = f(s)$

3. RESULTADOS

A continuación se presentan las curvas características de régimen permanente para el motor estudiado, comparándose los resultados experimentales (ensayo, curvas en color negro) con los obtenidos a partir del análisis del circuito equivalente

Frecuencia (Hz)	Potencial útil		Par		Rendimiento	
	CE clásico	CE propuesto	CE clásico	CE propuesto	CE clásico	CE propuesto
34,93	25,61	7,73	25,61	7,73	5,44	-0,95
73,94	18,86	5,25	18,86	5,25	3,23	-0,58
89,63	14,91	5,01	14,91	5,01	3,73	0,09
110,69	16,70	7,47	16,70	7,47	4,26	0,21
154,51	18,01	8,78	18,01	8,78	5,06	-1,19

Tabla 3: Errores cometidos (en %) en el cálculo del rendimiento mediante análisis de los circuitos equivalentes (clásico y propuesto) con respecto a los ensayos realizados

clásico (CE clásico, curvas en color azul) y del análisis del circuito equivalente mejorado (CE mod., curvas en color rojo), Figuras 7-8-9. Las resistencias del estator y del rotor están referidas a la temperatura de 90°C en los cálculos efectuados. Puede observarse en las diferentes variables de funcionamiento (potencia útil, par y rendimiento) como con el circuito equivalente propuesto se obtiene una clara mejora respecto del uso del circuito equivalente clásico, obteniéndose resultados satisfactorios en comparación con las medidas efectuadas en el ensayo en carga del motor y proporcionadas por el fabricante.

En todas las curvas presentadas (potencia útil, par y rendimiento) y para todo el rango de frecuencias estudiadas, las mejoras introducidas en el circuito equivalente propuesto de la Figura 2 (CE mod., curvas en color rojo) permiten obtener mediante su análisis una mayor exactitud con respecto a los ensayos en carga (ensayo, curvas en color negro) que analizando el circuito equivalente clásico de la Figura 1 (CE clásico, curvas en color azul). Esta mayor exactitud se ve reflejada en la Tabla 3, donde se comparan los errores (en %) cometidos al realizar los cálculos de rendimiento utilizando el análisis con los dos circuitos equivalentes, tomando como referencia el resultado de las medidas realizadas en ensayos de laboratorio para diferentes frecuencias de trabajo.

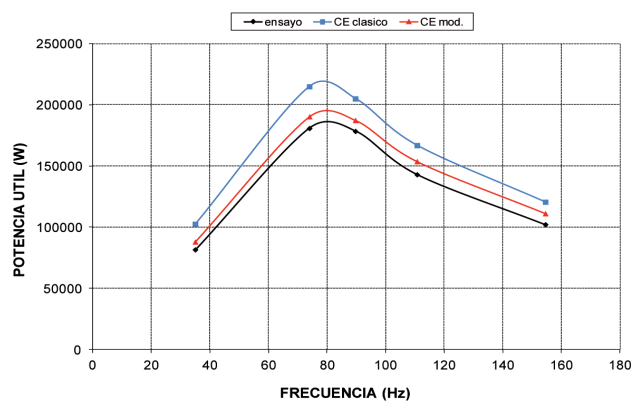


Fig. 7: Curva potencia útil-frecuencia

De especial relevancia son los buenos resultados obtenidos en la curva de rendimiento, por lo que evaluar posibles acciones de mejora en la eficiencia energética del motor y cuantificar el ahorro energético potencial que se puede obtener, en diferentes ciclos de trabajo del motor para la aplicación de tracción eléctrica, resultan de gran interés y fiabilidad.

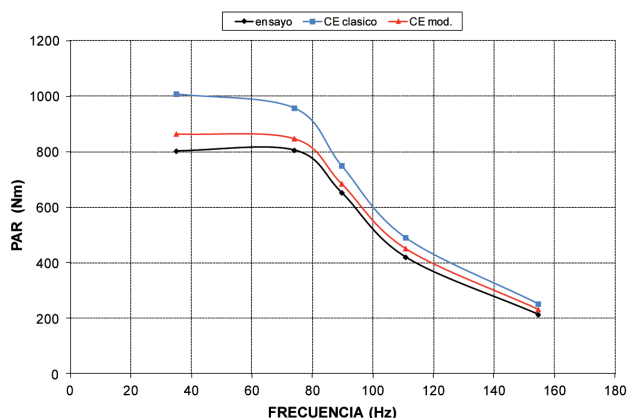


Fig. 8: Curva par-frecuencia

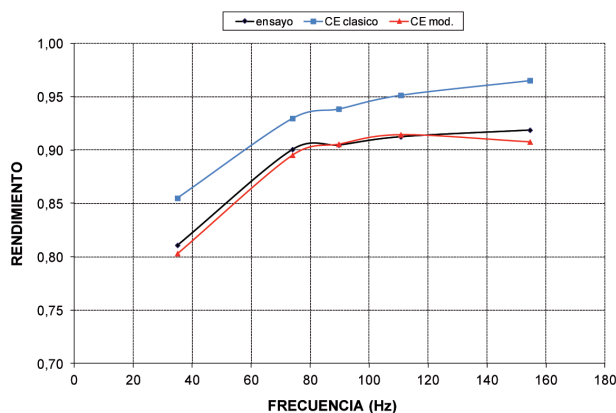


Fig. 9: Curva rendimiento-frecuencia

3.1. POSIBILIDAD DE MEJORA DEL RENDIMIENTO DEL MOTOR: EJEMPLO

Como ejemplo de utilidad del circuito equivalente propuesto, se ha analizado una acción de mejora del rendimiento del motor, concretamente la posibilidad de utilizar una capa magnética de más calidad. En la fabricación del motor se ha utilizado una chapa magnética del tipo M400-50A, y se plantea la posibilidad de sustituirla por una chapa magnética del tipo M235-35A (pérdidas específicas proporcionadas por el fabricante [10] en la Tabla 4), por lo que puede conseguirse una reducción de pérdidas específicas asociadas a la chapa magnética de alrededor del 37 %. Esta reducción de pérdidas

	50 Hz – 1 T	50 Hz – 1,5 T	60 Hz – 1 T	60 Hz – 1,5 T	100 Hz – 1 T	100 Hz – 1,5 T
M400-50A	1,7 W/kg	4 W/kg	2 W/kg	4,4 W/kg	3,7 W/kg	8,8 W/kg
M235-35A	0,95 W/kg	2,35 W/kg	1,25 W/kg	2,8 W/kg	2,3 W/kg	5,5 W/kg

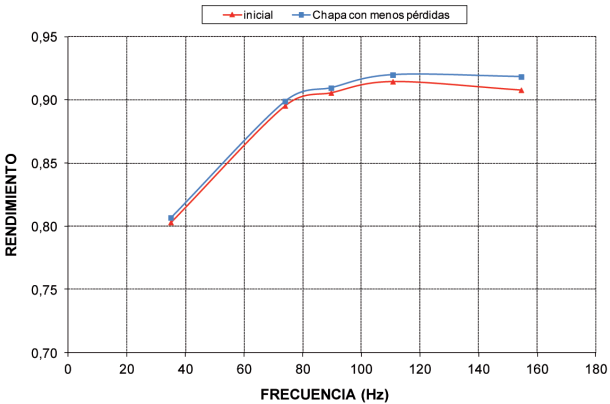
Tabla 4: Pérdidas específicas de los materiales ferromagnéticos utilizados [10]

se ha aplicado en el cálculo de la resistencia de pérdidas en el hierro del circuito equivalente, según la ecuación (3) vista anteriormente.

En la figura 10 se presenta la comparativa entre el rendimiento del motor utilizando la chapa actual y el rendimiento mejorado con la sustitución y uso de la chapa magnética de mayor calidad. Se aprecia un incremento en el rendimiento del motor, especialmente a las frecuencias más altas. Aunque la mejora del rendimiento que puede conseguirse en este caso no es muy elevada, para la aplicación de tracción con un número importante de horas de funcionamiento anual del motor puede representar ahorros energéticos nada despreciables [15].

Los resultados obtenidos en este ejemplo muestran la utilidad del circuito equivalente propuesto como herramienta de análisis y de cálculo en acciones de mejora de la eficiencia del motor, como la utilización de materiales alternativos o modificaciones y mejoras que puedan plantearse en un posible rediseño de alguna de las partes del motor.

Fig. 10: Curva rendimiento -frecuencia (comparativa entre utilizar



la chapa magnética actual con respecto a utilizar una de menores pérdidas específicas)

4. DISCUSIÓN

Tal como se observa en las gráficas comparativas del capítulo anterior, el buen comportamiento de las mejoras introducidas en el circuito equivalente permite ajustar la simulación del motor con su comportamiento real. Este mejor ajuste puede corroborarse analizando la evolución de las diferentes pérdidas que se valoran con el circuito equivalente propuesto, especialmente las nuevas pérdidas introducidas, como son las pérdidas en el hierro, las pérdidas mecánicas y las pérdidas adicionales en carga. En la Figura 11 se presenta la evolución de las pérdidas en el hierro en función de la relación E/f (proporcional al flujo) y de la frecuencia, observándose el aumento de las pérdidas en el hierro al aumentar la frecuencia, aumento que se ve compensado en parte en la zona donde la

relación E/f (proporcional al flujo) disminuye. En la Figura 11 (b) se presenta el resultado del estudio de sensibilidad en referencia a los coeficientes (z) (y) de la ecuación (3), donde el trazo continuo en negro se corresponde con un valor de 1,8 para el coeficiente (z) y los trazos discontinuos en negro para los límites de 1,7 y 2 para dicho coeficiente; el trazo continuo en rojo se corresponde con un valor de 0,85 para el coeficiente (y) y los trazos discontinuos en rojo para los límites de 0,8 y 1 para dicho coeficiente. En la Figura 12 se presenta la evolución de las pérdidas mecánicas en función de la velocidad, con una clara tendencia lineal. En la Figura 13 se presenta la evolución de las pérdidas adicionales en carga en función del cuadrado del par, evolución que aunque no ha resultado directamente lineal, sigue claramente esta tendencia. Probablemente el cálculo de la resistencia de pérdidas adicionales en carga necesitaría un ajuste mejor y más complejo, así como la introducción de las pérdidas adicionales en carga en el modelo de circuito equivalente propuesto [16], debido a las

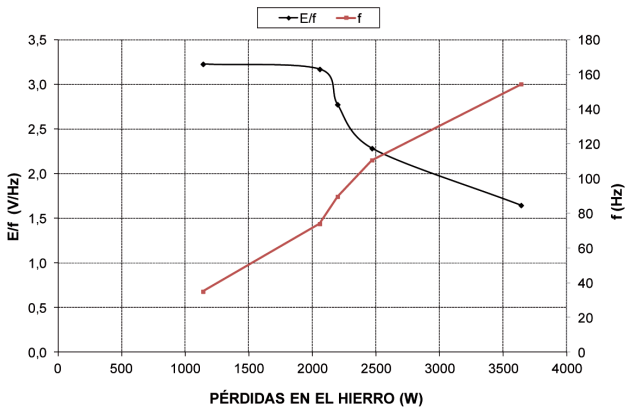


Fig. 11: Evolución de las pérdidas en el hierro con la relación E/f y la frecuencia

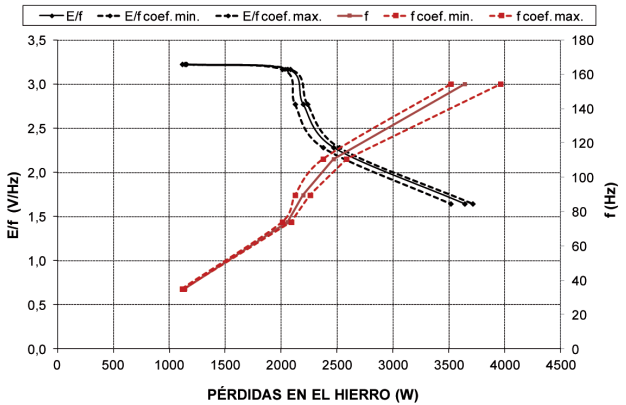


Fig. 11 (b): Estudio de sensibilidad en la evolución de las pérdidas en el hierro con la relación E/f y la frecuencia, para valores máximos y mínimos de los coeficientes (z) (y) correspondientes a la ecuación (3)

pérdidas producidas probablemente por los armónicos, al trabajar el motor alimentado desde un convertidor de frecuencia.

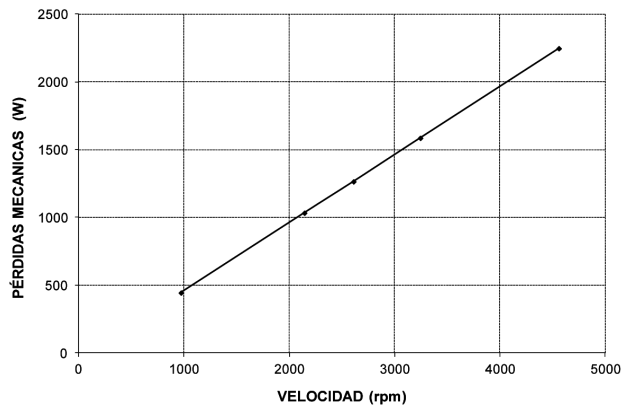


Fig. 12: Evolución de las pérdidas mecánicas con la velocidad

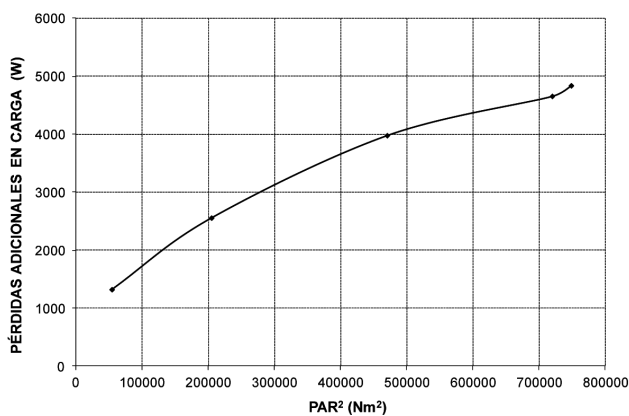
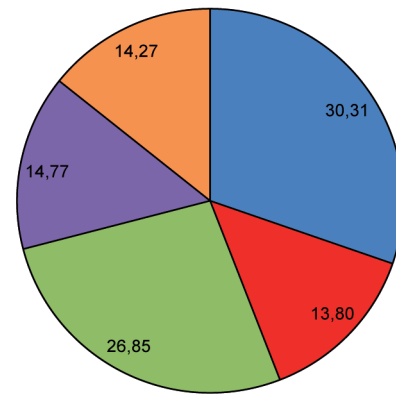


Fig. 13: Evolución de las pérdidas adicionales en carga con el cuadrado del par

Finalmente, en la Figura 14 se presenta el reparto de los diferentes tipos de pérdidas (en %) obtenido mediante el circuito equivalente propuesto para el punto de funcionamiento nominal (ver Tabla 1). Los valores standard para la misma potencia (ver figura 5) dan el reparto siguiente: 28,6% para las pérdidas joule en el estator (P_{j1}), 23,8% para las pérdidas joule en el rotor (P_{j2}), 25,4% para las pérdidas en el hierro (P_{fe}), 10,6% para las pérdidas mecánicas (P_{mec}) y 11,6% para las pérdidas adicionales en carga (P_{ad}). Comparando con los resultados obtenidos en el motor analizado (Figura 14a), las diferencias que aparecen tienen una clara justificación, asociada principalmente a la frecuencia de trabajo, que es de 50 Hz para los valores standard y de 88 Hz para el motor estudiado. La frecuencia más elevada influye directamente en un valor porcentual más elevado para las pérdidas en el hierro, para las pérdidas mecánicas y para las pérdidas adicionales en carga. El valor más reducido de porcentaje de pérdidas joule en el rotor puede asociarse claramente al uso de cobre en la jaula de rotor. El porcentaje de pérdidas adicionales en carga es claramente superior, aunque probablemente se apunta un posible desajuste en la valoración de dichas pérdidas, tal como se ha comentado anteriormente.

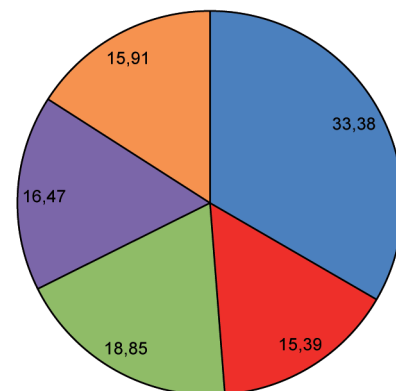
La Figura 14 también permite comparar la distribución de pérdidas obtenida inicialmente (a) con la distribución obtenida utilizando la chapa magnética de más calidad (b), observándose la disminución porcentual de las pérdidas en el hierro en el caso (b), reflejo de la utilidad del circuito equivalente propuesto para este tipo de análisis.

■ P_{j1} (%) ■ P_{j2} (%) ■ P_{fe} (%) ■ P_{mec} (%) ■ P_{ad} (%)



(a) Chapa magnética inicial (M400-50A)

■ P_{j1} (%) ■ P_{j2} (%) ■ P_{fe} (%) ■ P_{mec} (%) ■ P_{ad} (%)



(b) Chapa magnética de menores pérdidas (M235-35A)

Fig. 14: Distribución porcentual de pérdidas para el punto de funcionamiento nominal

5. CONCLUSIONES

Se propone la aplicación de un circuito equivalente en régimen permanente que permite introducir todas las pérdidas en el funcionamiento del motor de inducción trifásico, especialmente las pérdidas mecánicas y las pérdidas adicionales en carga que habitualmente no están incluidas en el circuito equivalente clásico. Además, para diferentes puntos de trabajo a frecuencia variable, se ajustan varios parámetros del circuito equivalente, como la resistencia de pérdidas en el hierro que es especialmente sensible a esta variación.

Este circuito equivalente propuesto es una herramienta de especial utilidad para valorar el rendimiento del motor en diferentes puntos de funcionamiento y por tanto para valorar la eficiencia energética del motor en diferentes aplicaciones,

siendo de especial importancia en aplicaciones de potencia elevada como en tracción ferroviaria.

El uso de esta herramienta permite analizar y cuantificar la influencia sobre el reparto de pérdidas y sobre el rendimiento que suponen acciones de mejora de la eficiencia del motor, como puede ser la utilización de materiales de mayor calidad o modificaciones en el diseño del motor.

Los buenos resultados obtenidos, comparando el análisis del circuito equivalente propuesto con los resultados del ensayo en carga en el motor de tracción ferroviaria estudiado, avalan la utilidad de las mejoras planteadas con respecto al circuito equivalente clásico.

AGRADECIMENTOS

El presente estudio ha sido desarrollado gracias a la aportación de datos correspondientes a características y ensayos realizados en el motor de inducción por parte de Alstom y de TRAM Barcelona.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Zhu ZQ, Howe D. "Electrical Machines and Drives for Electric, Hybrid, and Fuel Cell Vehicles". Proceedings of the IEEE, Vol. 95, nº 4, April 2007, pp 746-765. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/JPROC.2006.892482>)
- [2] Jahns TM, Blasko V. "Recent advances in power electronics technology for industrial and traction machine drives". Proceedings of the IEEE, Vol. 89-6, June 2001, pp 963-975. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/5.931496>)
- [3] Boldea I, Nasar S. "The Induction Machine Handbook". New York, CRC Press LLC, 2002.
- [4] Haque MH. "Determination of NEMA design induction motor parameters from manufacturer data". IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 23-4, December 2008, pp 997-1004. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/TEC.2008.2001451>)
- [5] Torrent M. "Estimation of equivalent circuits for induction motors in steady state including mechanical and stray load losses". European Transactions on Electrical Power, Vol. 22-7, October 2012, pp 989-1015. (doi: <http://dx.doi.org/10.1002/etep.621>)
- [6] Cathey JJ. "Electric Machines: Analysis and Design Applying Matlab". New York, Mc Graw-Hill, 2001.
- [7] SEEEM, Standards for Energy Efficiency of Electric Motor Systems. International Standards for Electric Motors, Status 21, December 2007. (http://www.seeem.org/_data/Overview_21_December_07.pdf)
- [8] Martínez E, Torrent M. "Determinación del rendimiento en motores de inducción trifásicos según la Norma IEC 60034-2-1". Revista Técnica Industrial, nº 282, Julio/Agosto 2009, pp 36-41.
- [9] Reinert J, Brockmeyer A, De Doncker RWAA. "Calculation of Losses in Ferro- and Ferrimagnetic Materials Based on the Modified Steinmetz Equation". IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 37, nº 4, July/August 2001, pp 1055-1061. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/28.936396>)
- [10] "Electrical Steel". Catálogo de Cogent. www.cogent-power.com
- [11] Torrent M, Andrada P, Blanqué B, Martínez E, Perat JI, Sanchez JA. "Method for estimating core losses in switched reluctance motors". European Transactions on Electrical Power, Vol. 21, nº 1, January 2011, pp 757-771. (doi: <http://dx.doi.org/10.1002/etep.475>)
- [12] Andrada P, Torrent M, Perat JI, Blanqué B. "Power losses in outside-spin brushless D.C. motors". International Conference on Renewable Energies and Power Quality, ICREPO'04. Barcelona, Marzo/Abril 2004.
- [13] International Standard IEC 60034-2-1. Rotating electrical machines. Part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests.
- [14] Grantham C, Tabatabaei-Yazdi H, Rahman MF. "Rotor parameter determination of three phase induction motors from a run up to speed test". International Conference on Power Electronics and Drive Systems, Proceedings 1997. Vol. 2, pp 675-678. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/PEDS.1997.627440>)
- [15] Jong J, Chang E. "Models for estimating energy consumption of electric trains". Journal of the Eastern Asia Society for Transportation Studies, Vol. 6, 2005, pp 278-291.
- [16] Boglietti A, Cavagnino A, Ferraris L et al. "Induction motor equivalent circuit including the stray load losses in the machine power balance". IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 23-3, September 2008, pp 796-803. (doi: <http://dx.doi.org/10.1109/TEC.2008.921467>)